

APLICACIÓN DE LA CURVA MAESTRA A UN ACERO S275JR EN CONDICIONES ENTALLADAS

T. García^{1,*}, S. Cicero¹, V. Madrazo²

¹ Dpto. Ciencia e Ingeniería del Terreno y de los Materiales, Universidad de Cantabria,
Av/ Los Castros s/n, 39005, Santander, Cantabria, España.

* E-mail: garciapt@unican.es

² Centro Tecnológico de Componentes, Parque Científico y Tecnológico de Cantabria,
Calle Isabel Torres, 1, 39011, Santander, Cantabria, España.

RESUMEN

Este artículo evalúa la aplicación directa de la Curva Maestra para la estimación de la tenacidad aparente a fractura de un acero ferrítico-perlítico en presencia de entallas. Para ello, se ha definido un nuevo parámetro denominado temperatura de referencia aparente (T_0^N), la cual es diferente de la temperatura de referencia (T_0) obtenida en fisuras y varía en función del radio de entalla. Para la validación de este modelo, se ha considerado un programa experimental compuesto por 180 probetas CT de acero S275JR. Se han adoptado seis radios de entalla diferentes que varían entre 0 mm (fisuras) y 2.0 mm, y se han llevado ensayos en el rango de temperaturas comprendido entre -120°C y 40°C. Las predicciones obtenidas con la Curva Maestra se ajustan razonablemente bien a los resultados experimentales, permitiendo así reducir el conservadurismo que supone considerar las entallas como si fuesen fisuras. Además se ha observado que el rango de temperaturas de la zona de transición dúctil-frágil en condiciones entalladas no coincide estrictamente con el correspondiente rango de temperaturas en condiciones fisuradas.

PALABRAS CLAVE: curva maestra, efecto entalla, temperatura de referencia de entalla.

ABSTRACT

This paper evaluates the application of the Master Curve methodology for the prediction of the apparent fracture toughness of ferritic-pearlitic steels in notched conditions. With this purpose, a new parameter is defined named the notch reference temperature (T_0^N), which is different from the reference temperature (T_0) obtained in cracked specimens and varies with the notch radius. With this purpose, the methodology has been applied to a set of fracture tests on steel S275JR, with notch radii ranging from 0 mm (crack-type defects) up to 2.0 mm and testing temperatures from -120°C up to 40°C. The methodology improves significantly the results obtained under the assumption that notches behave as cracks. Besides, it has been observed that temperatures within the ductile-to-brittle transition zone depend on the notch radius.

KEYWORDS: master curve, notch effect, notch reference temperature.

1. INTRODUCCIÓN

La integridad estructural de los componentes reales está condicionada por la presencia de defectos, los cuales puede aparecer en cualquiera de las etapas de la vida de una estructura. Sin embargo, en muchos casos los defectos o concentradores de tensiones no tienen por qué ser necesariamente afilados, como por ejemplo las entallas, los orificios o las uniones soldadas. Este artículo se focaliza en los denominados defectos tipo entalla, los cuales tienen su origen en errores de fabricación, impactos sufridos durante el transporte y servicio, detalles estructurales (i.e. agujeros) o debido a procesos de corrosión.

La presencia de una entalla introduce en el componente unas condiciones tensionales intermedias entre las observadas en un componente sin defectos y las generadas por una fisura. Por lo tanto, en caso de asumir un comportamiento de las entallas similar al de las fisuras, los resultados obtenidos podrían resultar excesivamente conservadores, incrementando los costes por prematuros replazos, reparaciones o por un sobredimensionamiento de las estructuras. En los últimos años, el efecto de las entallas ha sido estudiado con profundidad en diferentes materiales (i.e. [1-4]), mostrando que los componentes entallados presentan una resistencia a fractura significativamente superior a

la obtenida en elementos fisurados, a la cual se ha convenido en llamar tenacidad aparente a fractura (K_{I}^N).

Por otro lado, es bien conocido que la resistencia a fractura de los aceros ferríticos en condiciones fisuradas depende de la temperatura de trabajo. Las temperaturas más bajas se incluyen dentro del lower shelf (LS), siendo la región en la cual el comportamiento del material es totalmente frágil y la probabilidad de iniciación de la rotura por clivaje tiende a la unidad, de tal manera que se activan todos los puntos de iniciación posibles [5]. La región del upper shelf (US) cubre el dominio de las altas temperaturas, donde la superficie de rotura presenta una propagación estable de la fisura. Entre ambas regiones de comportamiento se sitúa la denominada como zona de transición dúctil-frágil (ZTDF), en la cual solo uno (o varios) puntos de iniciación se observan en la superficie de fractura [5,6].

La Curva Maestra o Curva Patrón (*Master Curve*) [5,6] constituye una herramienta de uso extendido en la caracterización a fractura de la ZTDF para una amplia variedad de aceros, fundamentalmente aquellos de naturaleza ferrítico-perlítica. Se fundamenta en cuestiones de tipo estadístico, relacionadas con la distribución de partículas promotoras de procesos de clivaje en el entorno del frente de fisura, y en un amplísimo número de resultados experimentales. En todo caso, el comportamiento en fractura de un determinado acero en su ZTDF queda completamente caracterizado una vez conocida la Temperatura de Referencia (T_0) del mismo, que es aquella temperatura a la cual la mediana de la distribución de tenacidades a fractura (en forma de K_{Ic}) resulta ser igual a $100 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ en probetas de 25 mm de espesor. Conocida T_0 , es posible determinar la Curva Maestra para distintos valores de probabilidad de fallo. Así, en probetas de 25 mm de espesor, la curva asociada a cualquier probabilidad de fallo (P_f) viene definida por la ecuación (1):

$$K_{Ic,P_f} = 20 + \left[\ln \left(\frac{1}{1-P_f} \right) \right]^{1/4} \cdot \{11 + 77 \cdot \exp[0.019 \cdot (T - T_0)]\} \quad (1)$$

En relación a la dependencia de la tenacidad aparente a fractura con la temperatura, K. Wallin [5] avanzó que, aun trabajando en el LS, la probabilidad de iniciación en componentes con una configuración entallada dependía del nivel de sollicitación. Recientes investigaciones sobre entallas realizadas en aceros ferríticos ensayados tanto en la DBTZ [7] como en el LS [8] han observado la presencia de micromecanismos de rotura dúctil en las proximidades del defecto inicial conforme el radio de la entalla se incrementa.

Con todo ello, en este artículo se pretende verificar la aplicación directa de la metodología de la Curva Maestra a componentes entallados. Para ello, se propone la obtención de una temperatura de transición para cada radio de entalla, a la cual se ha convenido en llamar temperatura de transición de entalla (T_0^N).

2. APLICACIÓN DE LA CURVA MAESTRA EN CONDICIONES ENTALLADAS

Para una misma temperatura y un radio de entalla determinado, la tenacidad aparente a fractura (K_{Ic}^N) es por lo general mayor que la tenacidad a fractura (K_{Ic}). Por lo tanto, la temperatura de transición que resultará de aplicar estrictamente la normativa ASTM 1921[9] a los valores de K_{Ic}^N obtenidos para dicho radio de entalla dará lugar a una temperatura de transición desplazada hacia temperaturas más bajas que la obtenida con probetas fisuradas. Dado que además la tenacidad aparente a fractura varía con el radio de entalla, la temperatura de transición así calculada también será diferente en función del radio de entalla considerado. Por ello, de aquí en adelante y con objeto de evitar confusiones, el parámetro así determinado se va a denominar temperatura de transición de entalla, T_0^N , el cual se define como la temperatura a la cual la mediana de la tenacidad aparente a fractura obtenida con una probeta entallada de 25 mm de espesor es igual a $100 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$.

De esta manera, la expresión de la Curva Maestra para un acero ferrítico que presente una entalla con un radio determinado se muestra en la ecuación (2), la cual resulta de sustituir la temperatura de transición de la ecuación (1) por la temperatura de transición de entalla antes propuesta.

$$K_{Ic,P_f} = 20 + \left[\ln \left(\frac{1}{1-P_f} \right) \right]^{1/4} \cdot \{11 + 77 \cdot \exp[0.019 \cdot (T - T_0^N)]\} \quad (2)$$

Donde K_{Ic,P_f}^N es la tenacidad aparente a fractura para una determinada probabilidad de fallo (P_f).

3. MATERIALES Y PROGRAMA EXPERIMENTAL

El material seleccionado en esta investigación es un acero ferrítico S275JR. En la Figura 1 se muestra su microestructura, en la Tabla 1 se recoge su composición química y en la Tabla 2 se resumen sus principales propiedades mecánicas a las temperaturas consideradas.

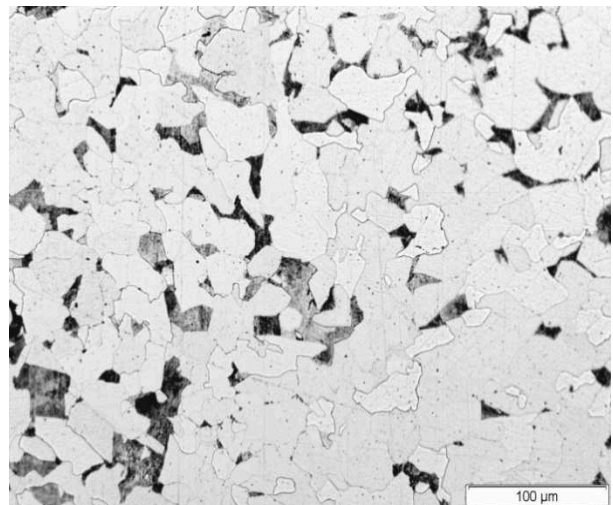


Fig. 1. Microestructura del acero S275JR.

Tabla 1. Composición química del acero S275JR.

C	Si	Mn	P	S	Cr
0.18	0.26	1.18	0.012	0.009	0.018
Mo	Ni	Al	Cu	Ti	V
0.12	0.085	0.034	0.06	0.022	0.02

Tabla 2. Resultados de los ensayos de tracción.
Temperatura ambiente (RT, Room Temperature)

T (°C)	E (GPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)
RT	207	328.4	518.5
70	202	331.7	492.8
40	201	331.0	504.8
-10	207	337.6	536.3
-30	208	344.5	548.6
-50	209	349.1	564.7
-90	211	380.5	597.3
-120	213	398.2	613.8

Para poder determinar la tenacidad aparente a fractura se emplearon probetas CT convencionales, de 25 mm de espesor, excepto por el hecho de que la fisura había sido sustituida por un defecto con un radio finito en el fondo, ρ . Además de la fisura (con radio de entalla nulo), el programa experimental incluye 5 radios de entalla adicionales: 0.15 mm, 0.25 mm, 0.50 mm, 1.00 mm and 2.00 mm. Las probetas, con orientación LT, fueron extraídas de una plancha de 25 mm de espesor. En la Figura 2 se muestra el esquema de las probetas empleadas.

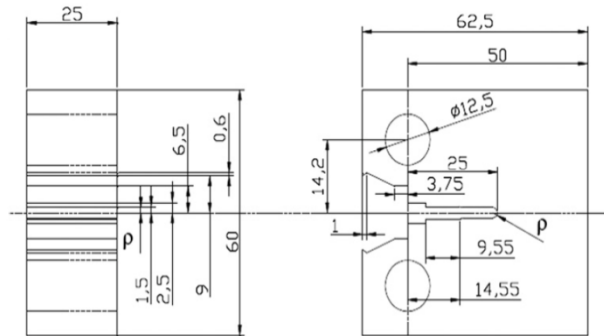


Fig. 2. Esquema de la probeta de fractura (dimensiones en mm), con ρ variando entre 0 y 2.0 mm.

El procedimiento experimental seguido para la obtención de K_{mat}^N fue análogo al propuesto por [9] para el cálculo de K_{Jc} en condiciones fisuradas (por ello, en lo que sigue, K_{mat}^N se particulariza a K_{Jc}^N):

$$K_{Jc}^N = \sqrt{J_c^N \cdot \frac{E}{(1 - \nu^2)}} \quad (3)$$

donde J_c^N se corresponde con la integral J en el instante de rotura por clivaje, E es el módulo de Young, y ν es el coeficiente de Poisson.

Tabla 3. Resultados de tenacidad a fractura en condiciones fisuradas (K_{Jc} , MPa·m^{1/2}) y en condiciones entalladas (K_{Jc}^N , MPa·m^{1/2})

T (°C)	ρ (mm)					
	0	0.15	0.25	0.5	1.0	2.0
70	487.8	507.7	441.7	507.6	660.0	831.0
	492.4	485.7	511.7	582.0	558.1	772.0
	460.7	499.5	516.8	584.8	635.7	692.3
	470.9	509.2	517.4	569.2	663.0	790.4
40	354.1	509.0	517.4	537.8	671.8	868.8
	484.9	478.4	503.9	541.7	661.8	835.1
	484.5	499.5	455.5	531.4	646.4	764.2
	443.2	509.2	523.8	484.7	673.3	724.9
-10	148.5	400.2	444.2	535.6	-	817.3
	97.0	465.0	444.1	634.1	615.3	-
	105.8	496.7	499.0	591.8	645.6	866.3
	124.2	461.1	544.5	593.2	723.8	878.7
	148.1	435.6	504.8	622.2	746.3	822.0
	113.2	514.3	360.3	582.9	629.8	804.1
-30	104.2	395.3	390.1	460.4	632.3	906.5
	80.8	426.1	376.4	524.2	624.1	801.9
	100.1	405.3	343.3	533.7	547.7	911.6
	117.7	339.8	306.9	468.0	667.1	924.3
-50	61.3	283.2	223.7	330.1	302.5	950.3
	88.0	246.3	260.9	321.8	437.7	976.2
	78.1	392.5	246.6	501.9	374.0	947.4
	95.0	379.9	169.9	481.9	575.2	897.2
-90	64.6	170.3	154.9	167.7	458.2	57.9
	60.5	118.6	122.9	284.2	333.0	76.0
	63.1	190.4	168.7	219.5	443.2	82.5
	62.7	138.9	132.8	274.7	437.5	85.1
-120	39.2	75.0	97.4	123.6	239.6	62.1
	60.4	77.0	60.3	116.0	151.4	79.5
	-	94.8	96.5	113.3	172.9	71.9
	46.8	93.6	97.9	150.6	169.3	65.8

En primer lugar, con objeto de determinar la temperatura de transición del material (T_0), se realizaron 14 ensayos sobre probetas fisuradas [9] repartidos en tres temperaturas (10°C, -30°C y -50°C). El valor de T_0 estimado es igual a -26°C.

Una vez determinado el valor de T_0 y con el objetivo de disponer de información tanto en la región del LS como en la del US, se realizaron ensayos adicionales a temperaturas por debajo de T_0 -50°C y por encima de T_0 +50°C, respectivamente. Teniendo en cuenta este criterio, las temperaturas en el LS seleccionadas fueron -90°C (64°C por debajo de T_0) y -120°C (94°C por debajo T_0), y 40°C (66°C por encima de T_0) y 70°C (94°C por encima de T_0) en el US.

En segundo lugar, a las temperaturas incluidas en la ZTDF, en el LS y en el US se realizaron ensayos sobre

probetas CT entalladas. Por cada combinación de temperatura y radio de entalla se ensayaron 4 probetas, excepto a la mayor temperatura considerada en la ZTDF (-10°C), a la cual se ensayaron 6 probetas. Teniendo en cuenta las probetas fisuradas y entalladas, el programa experimental está compuesto por un total de 180 probetas CT.

En la Tabla 3 se recogen los valores de tenacidad obtenidos a las temperaturas de ensayo tanto en las probetas fisuradas como en las entalladas. Conviene señalar en los valores de K_{Jc}^N obtenidos en el rango de temperaturas $-50^{\circ}\text{C} \leq T - T_0^N \leq 50^{\circ}\text{C}$ (mirar Tabla 4 para los valores de T_0^N) se han representado en negrita. Los valores de K_{Jc}^N subrayados se corresponden con ensayos en los que la temperatura de ensayo está situada en el intervalo antes definido pero que no cumplen el criterio $K_{Jc}^N \leq K_{Jc}^N \text{ limit}$. Finalmente, en cursiva se han señalado los resultados obtenidos a temperaturas situadas fuera del intervalo $-50^{\circ}\text{C} \leq T - T_0^N \leq 50^{\circ}\text{C}$.

3. APLICACIÓN DE LA CURVA MAESTRA A COMPONENTES ENTALLADOS: RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Para el cálculo de la temperatura de referencia de entalla (T_0^N) correspondiente a cada radio de entalla considerado se han seguido estrictamente el procedimientos definido en la normativa ASTM 1921 [9].

Los valores de tenacidad aparente utilizados son los recogidos en la Tabla 3 en negrita, ya que son los únicos que se han obtenido en el intervalo de temperaturas $-50^{\circ}\text{C} \leq T - T_0^N \leq 50^{\circ}\text{C}$ y cumplen el criterio de $K_{Jc}^N \leq K_{Jc}^N \text{ limit}$ [9]. Los resultados subrayados también se han empleado previa aplicación del proceso de censura recogido en [9], ya que no cumplen con el criterio de tenacidad antes definido.

En la Tabla 4 se muestra el valor de T_0^N estimado para cada uno de los radios de entalla.

Tabla 4. T_0^N obtenido para cada radio de entalla

ρ (mm)					
0	0.15	0.25	0.5	1.00	2.00
-26°C	-113°C	-110°C	-138°C	-159°C*	-170°C*
* Estimación realizada sin cumplir el número mínimo de ensayos definido en [9].					

Analizando la Tabla 4 se observa que T_0^N se desplaza hacia menores temperaturas conforme aumenta el radio de entalla. En la Figura 2 se representa la variación de T_0^N con el radio de entalla. El mayor descenso en dicho parámetro se produce al pasar de condiciones fisuradas a condiciones entalladas, mientras que este descenso de atenúa conforme el radio de entalla aumenta.

Para poder tener en cuenta la dependencia de T_0^N con el radio de entalla, se ha considerado que dicho valor se puede expresar como la suma de dos componentes de temperatura: una constante e igual a T_0 , y otra variable

función del radio de entalla (ecuación (4)). Teniendo en cuenta la distribución de los valores de T_0^N obtenidos experimentalmente, se ha considerado que una función potencial es la que mejor se ajusta a la tendencia mostrada por estos.

$$T_0^N = T_0 + \Delta T(\rho) = T_0 + a \cdot \rho^b \quad (3)$$

Realizando un ajuste por mínimos cuadrados, se han obtenido unos valores de a y b igual -126 y 0.22, respectivamente.

En la Figura 3 se han representado los valores T_0^N en función del radio de entalla así como la ecuación (3). Se puede observar como la función propuesta se ajusta bastante bien a los resultados experimentales.

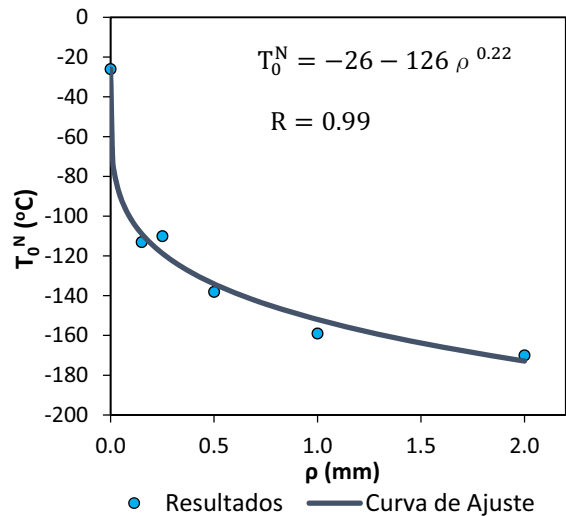


Fig. 3. Variación de T_0^N en función del radio de entalla.

Esta dependencia de T_0^N con el radio de entalla implica que la DBTZ se desplaza hacia temperatura más bajas conforme aumenta el radio de entalla. La Figura 4a muestra la superficie de fractura obtenida a -120°C (LS) en condiciones fisuradas, la cual representa la típica superficie de rotura correspondiente al LS (múltiples puntos de iniciación). Sin embargo, a la misma temperatura, se comprueba que la superficie de rotura correspondiente a una probeta entallada ($\rho=0.50$ mm, Figura 4b), presenta un único punto de iniciación, lo cual es característico del modo de fractura en la ZTDZ.

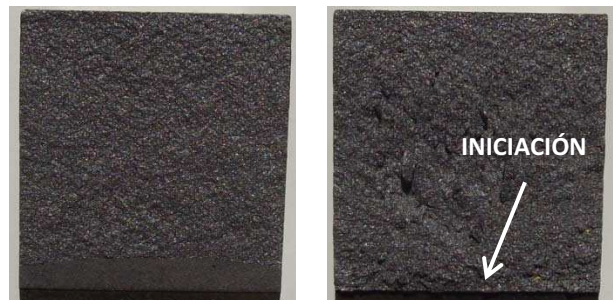


Fig. 4. Superficie de fractura a -120°C . a) Probeta fisurada; b) Probeta entallada ($\rho=0.50$ mm).

Teniendo en cuenta los valores de T_0^N estimados, en la Figura 5 se representa la predicción proporcionada por la Curva Maestra (ecuación (2)) y se compara con los resultados experimentales obtenidos. Las principales observaciones que se pueden realizar son las siguientes:

- Independientemente del radio de entalla, la Curva Maestra proporciona buenas predicciones en el rango de temperaturas $-50^\circ\text{C} \leq T - T_0^N \leq 50^\circ\text{C}$. La práctica totalidad de los resultados experimentales se sitúan entre las curvas asociadas a una probabilidad de fallo del 5% y del 95%.
- En el rango de temperaturas definido por $50^\circ\text{C} < T - T_0^N \leq 100^\circ\text{C}$, las predicciones obtenidas por la Curva Maestra son razonablemente buenas, particularmente en los radios comprendidos entre 0.15 mm y 0.50 mm. Para los radios de 1.00 mm y 2.00 mm, la Curva Maestra proporciona valores conservadores.
- Para temperaturas superiores a $T - T_0^N = 100^\circ\text{C}$, los valores de tenacidad aparente tienden a un valor constante (K_{jc-US}^N), el cual no depende de la temperatura de ensayo. La explicación a este fenómeno reside en que tales temperaturas se sitúan en el US.

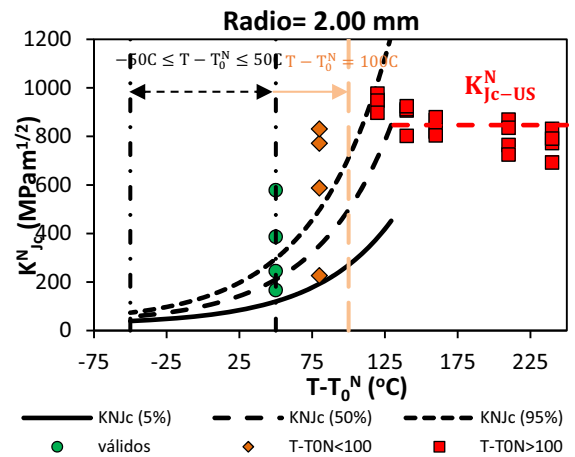
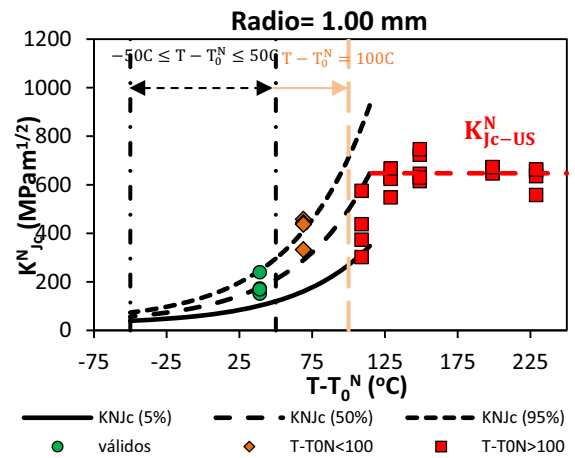
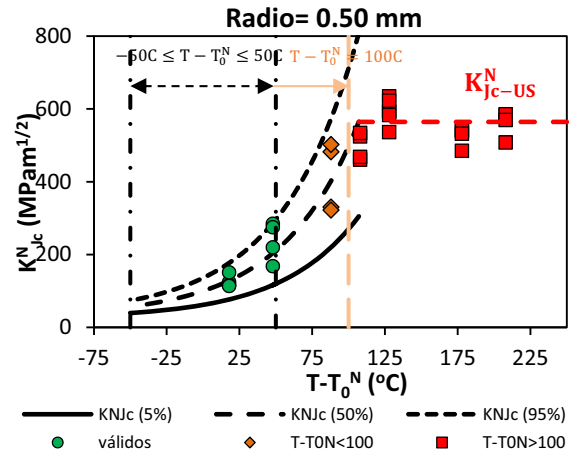
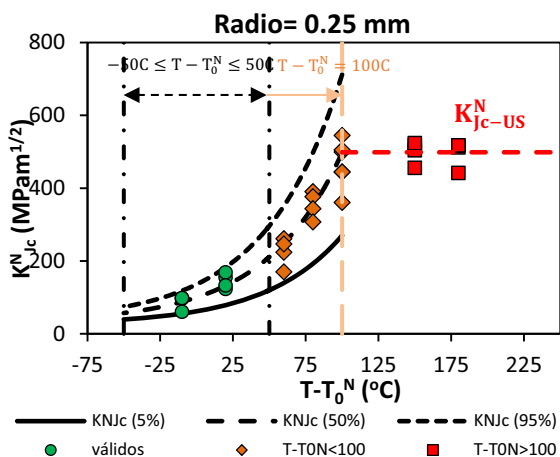
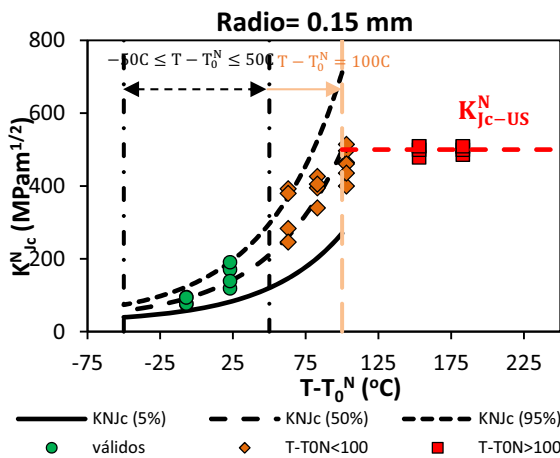


Fig. 5. Comparación entre los resultados experimentales y la predicción de la Curva Maestra

En la Figura 6, donde se muestran todos los resultados experimentales obtenidos, se observa que, en el rango de temperaturas mayores a $T - T_0^N = 100^\circ\text{C}$, los valores de K_{jc}^N están dispersos en un área considerable. La explicación a este hecho reside en que, para cada radio de entalla, la tenacidad aparente a fractura en el US adquiere un valor constante (K_{jc-US}^N), cuya magnitud varía en función del radio de entalla. Para mostrar este

fenómeno, en la Figura 7 se representan únicamente los valores de K_{Jc}^N obtenidos en el US. Se observa claramente cómo K_{Jc-US}^N aumenta conforme lo hace el radio de entalla.

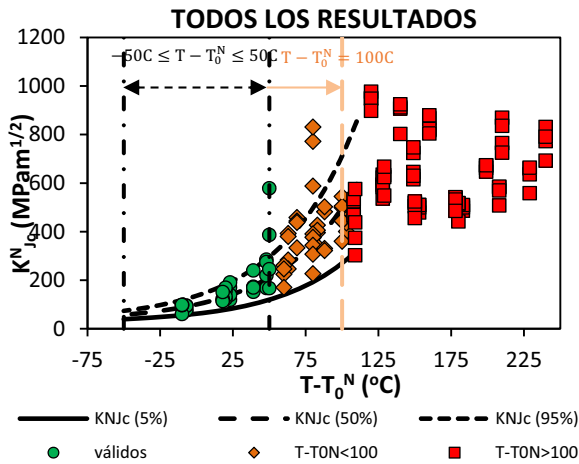


Fig. 6. Comparación entre todos los resultados experimentales y la predicción de la Curva Maestra

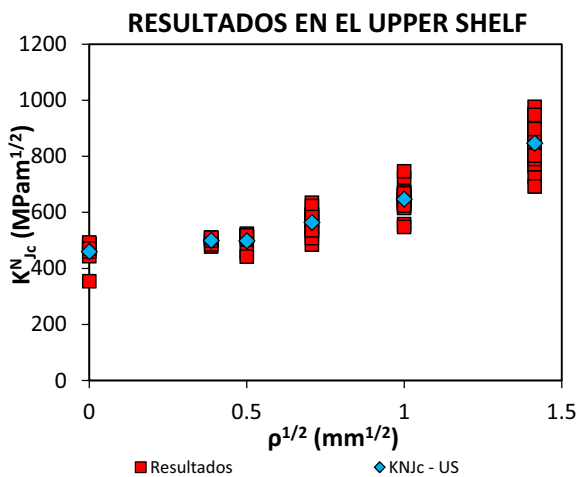


Fig. 7. Relación entre la tenacidad aparente a fractura y el radio de entalla en el upper shelf.

4. CONCLUSIONES

En este artículo se ha aplicado y validado la aplicación de la Curva Maestra para el análisis de la tenacidad aparente a fractura en la zona de transición dúctil-frágil de los aceros ferríticos en condiciones entalladas. Para ello, se ha definido un nuevo parámetro denominado temperatura de referencia de entalla (T_0^N), cuyo valor varía con el radio de entalla.

Se ha comprobado que la aplicación de la Curva Maestra a probetas entalladas proporciona buenas predicciones en el rango de temperaturas $-50^\circ\text{C} \leq T - T_0^N \leq 50^\circ\text{C}$. Así mismo, los resultados obtenidos de su extrapolación al rango de temperaturas definido por $50^\circ\text{C} < T - T_0^N \leq 100^\circ\text{C}$ también son razonablemente buenos, y siempre del lado de la seguridad.

Para temperaturas mayores a $T - T_0^N = 100^\circ\text{C}$, la resistencia a fractura de los componentes entallados no varía con la temperatura y adquiere un valor constante denominado como K_{Jc-US}^N . Dicho parámetro se incrementa con el radio de entalla.

5. AGRADECIMIENTOS

Los autores de este artículo de este trabajo desean agradecer al Ministerio de Economía y Competitividad del Gobierno de España la financiación del proyecto MAT2010-15721 (subprograma MAT): “Análisis de Integridad Estructural en Defectos Tipo Entalla”, de cuyos resultados se deriva este artículo.

6. REFERENCIAS

- [1] Niu LS, Chehimi C, Pluvinage G. Stress field near a large blunted V notch and application of the concept of notch stress intensity factor to the fracture of very brittle materials. Eng Fract Mech 1994;49:325–35.
- [2] Pluvinage G. Fatigue and fracture emanating from notch; the use of the notch stress intensity factor. Nucl Eng Des 1998;185:173–84.
- [3] Taylor D. The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics. Amsterdam: Elsevier; 2007.
- [4] Cicero S, Madrazo V, Carrascal IA. Analysis of notch effect in PMMA by using the Theory of Critical Distances. Eng Fract Mech 2012;86:56–72.
- [5] Wallin K. Master curve analysis of the “Euro” fracture toughness dataset. Eng Fract Mech 2002;69:451–81.
- [6] Merkle JG., Wallin K., McCabe DE. Technical Basis for an ASTM Standard on Determining the Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range”, NUREG/CR-5504 (ORNL/TM-13631), Oak Ridge National Laboratory, November 1998.
- [7] Cicero S, Madrazo V, García T. The Notch Master Curve: A proposal of Master Curve for ferritic–pearlitic steels in notched conditions. Eng Fail Anal 2014;42:178–196.
- [9] Cicero S, Madrazo V, García T. Analysis of notch effect in the apparent fracture toughness and the fracture micromechanisms of ferritic–pearlitic steels operating within their lower shelf. Eng Fail Anal 2014;36:322–342.
- [9] ASTM 1921-13a. Test method for the determination of reference temperature T_0 for ferritic steels in the transition range. Philadelphia: ASTM; 2013.